

Dimensionamento via Método da Resistência Direta de colunas em aço inoxidável de parede fina sob falha distorcional

João Fernando Martins Paixão¹ e Alexandre Landesmann²

Resumo

Este trabalho apresenta um estudo numérico-computacional via *MEF* do comportamento estrutural de flambagem, pós-flambagem (elástica e elasto-plástica) e resistência última de colunas constituídas por perfis *U* enrijecido em aços inoxidáveis austenítico (304) e ferrítico (430) submetidos à compressão uniaxial centrada e modo de falha distorcional. Tais análises têm por objetivo avaliar a aplicabilidade do Método da Resistência Direta (*MRD*), segundo as especificações existentes para o dimensionamento destes elementos. Inicialmente, descrevem-se os critérios adotados para a seleção das colunas segundo a Teoria Generalizada de Vigas (*GBT*), com emprego do programa de livre acesso *GBTul*, para duas condições de apoio, que diferem principalmente quanto ao empenamento, podendo ser livre ou impedido e diferentes dimensões de seção-transversal. Após validação do modelo numérico proposto, segundo comparação entre forças críticas e últimas obtidas neste trabalho com semelhantes disponibilizadas na literatura, o presente trabalho apresenta e avalia resultados obtidos de um estudo paramétrico proposto, abrangendo 320 colunas, com uma vasta gama de esbeltez distorcional, sendo comparados suas resistências últimas com previsões disponíveis segundo o *MRD*.

Palavras-chave: Flambagem Distorcional. Colunas de Perfis Formados a Frio Inoxidável. Método da Resistência Direta. Análise numérica via *ANSYS*.

1 Engenheiro Civil, Mestrando em Engenharia de Estruturas, Programa de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE/UFRJ), Rio de Janeiro-RJ, Brasil, E-mail: joaofernando@coc.ufrj.br

2 Engenheiro Civil, D.Sc. em Engenharia de Estruturas, Professor Associado, Autor correspondente, Programa de Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE/UFRJ). CEP 21945-970, Cx.Postal 68506, Rio de Janeiro-RJ, Brasil, E-mail: alandes@coc.ufrj.br

1. Introdução

Segundo a norma EN 10088-1 (2005), o aço inoxidável é definido como uma liga metálica que contém um mínimo de 10,5 % de cromo e um máximo de 1,2 % de carbono, além de outros metais como o níquel e molibdênio. Dependendo de sua composição química, as propriedades físico-químicas e mecânicas destas ligas podem variar significativamente, mas estas apresentam um ponto em comum: cromo como principal responsável por conferir considerável resistência à corrosão. Tal característica que juntamente com seu aspecto estético levam a utilização do aço inoxidável como alternativa ao aço carbono, substituindo-o frequentemente em estruturas inseridas em ambientes agressivos (GOMES, 2015).

As diferentes ligas de aço inoxidável são classificadas em 5 grupos: martensíticos, ferríticos, austeníticos, austeníticos/ferríticos (duplex) e endurecidos por precipitação. Segundo GAMELAS (2014), as ligas mais comumente utilizadas em aplicações estruturais de engenharia são a EN 1,4301 e EN 1,4401, conforme classificação da norma europeia EN 10088-1:2005, equivalentes aos aços 304 e 316 respectivamente, conforme designação da norma brasileira ABNT NBR 5601:2011. Esses aços, pertencem ao grupo dos austeníticos, que além da resistência à corrosão e mecânica, apresentam ainda outras características desejáveis como: ductilidade, formabilidade e soldabilidade, isto se deve principalmente à presença do níquel em sua composição. Porém, em função de vantagens econômicas, há uma tendência para o emprego de ligas ferríticas para propostas estruturais usuais como é o caso da indústria da construção civil, que por apresentarem uma baixa porcentagem de níquel (*i.e.*, redução no custo) mantém ainda uma considerável resistência mecânica.

O Método da Resistência Direta (*MRD*) consiste em curvas ajustadas de forma a determinar a força resistente de barras submetidas à compressão centrada e/ou à flexão simples, avaliando os modos local, distorcional, global e interações entre estes. Trata-se de um método simples e eficiente, pois fornece estimativas precisas e seguras, baseado no comportamento da barra na flambagem e na tensão de escoamento do aço utilizado. As curvas deste método foram calibradas e validadas a partir de resultados experimentais e numéricos, para perfis de aço formados a frio (*PFF*), exclusivamente para aços carbono (SCHAFFER, 2000).

Atualmente, o MRD encontra-se nas normas brasileira (ABNT NBR 14762:2010), americana (AISI-S100-16) e australiana/neozelandesa (AS/NZS 4600:2005). Além disso, existem poucos dados na literatura sobre o dimensionamento via MRD de colunas em aços inoxidáveis sob falha distorcional, podendo-se citar os estudos realizados por LECCE e RASMUSSEN (2005) e ROSSI

e RASMUSSEN (2013). Neste contexto, o objetivo deste trabalho é apresentar resultados de uma análise numérica-computacional de flambagem, pós-flambagem (elástica e elasto-plástica) e resistência última de colunas de *PFF*, com seção-transversal U_e , em aços inoxidáveis austenítico (304) e ferrítico (430) sob falha distorcional, com condições de apoio engastada e apoiada. Objetiva-se ainda, verificar a aplicabilidade de diferentes curvas de dimensionamento via *MRD* disponíveis, como aquelas reportadas por LECCE e RASMUSSEN (2005), LANDESMANN e CAMOTIM (2013) e a atualmente codificada pela ABNT NBR 14762:2010 e, se preciso, realizar ajuste/modificações que torne estas curvas seguras para os casos abordados.

2. Seleção das colunas – análise de flambagem

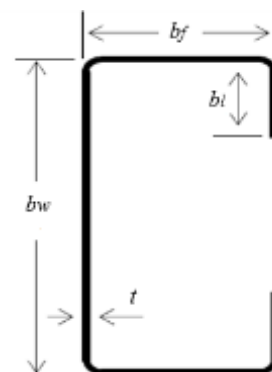
Por meio de análises numéricas com auxílio do programa *GBTul*, desenvolvido por BEBIANO *et al.* (2018), buscou-se selecionar cuidadosamente por processo de tentativa e erro, as dimensões da seção transversal e os comprimentos das colunas de *PFF* do tipo U_e em aço inoxidável, considerando as condições de extremidade propostas (engastada e apoiada).

Inicialmente, durante o processo de seleção, foram adotadas colunas com predominância do modo de deformação distorcional (segundo decomposição modal via *GBTul*). Esse objetivo é atingido garantindo-se que a força crítica seja visivelmente distorcional, com participação modal deste, preferencialmente superior a 90%. Além disso, o comprimento das colunas deve estar associado à força crítica do modo distorcional (L_D) referente a uma semi-onda, sendo adotado o menor comprimento crítico próximo do valor mínimo na curva de assinatura. Por fim, diferentes proporções geométricas das colunas (sobretudo a relação comprimento da alma e da mesa): ($b_w/b_f < 1$, $b_w/b_f = 1$ e $b_w/b_f > 1$), foram consideradas, como forma de avaliar a influência das dimensões das seções no comportamento pós-flambagem distorcional. A Tabela 2.1 exhibe as características geométricas das seções transversais das colunas selecionadas/avaliadas neste trabalho. Nota-se que duas colunas apresentam relação $b_w/b_f < 1$, 5 com $b_w/b_f = 1$ e 3 com $b_w/b_f > 1$.

Tabela 2.1. Propriedades das seções geométricas avaliadas

<i>Coluna</i>	b_w (mm)	b_f (mm)	b_l (mm)	t (mm)	A (mm ²)
C01	65	52	8	4,5	832,5
C02	80	62	10	5,5	1232
C03	90	70	10	6	1500
C04	60	60	10	3,2	640
C05	85	85	15	4,6	1311
C06	90	90	16	5,4	1630,8

C07	95	95	17	5,2	1658,8
C08	100	100	17	5,5	1837
C09	60	80	15	5,0	1250
C10	70	90	18	5,8	1658,8



As forças críticas e comprimentos de flambagem das colunas investigadas e as respectivas participações modais estão reportados na Tabela 2.2. Os valores referentes às forças críticas de flambagem local ($P_{cr,L}$) e global ($P_{cr,G}$), consideraram apenas os respectivos modos de deformação, segundo nomenclatura do *GBTul*. Além disso, cabe ressaltar que todas as forças de flambagem/bifurcação foram obtidas com $\nu=0,3$ (coeficiente de Poisson) e módulo de elasticidade igual a: (i) $E=200 \text{ GPa}$ para aço inoxidável austenítico (304) e (ii) $E=220 \text{ GPa}$ para aço inoxidável ferrítico (430), conforme EN 1993-1-4 (2006).

Tabela 2.2. Comprimento de flambagem, forças críticas distorcionais, relações entre flambagem local/global e participações modais para as colunas selecionadas.

Condição de Apoio	Coluna	L_D (mm)	$P_{cr,D}$ 304 (kN)	$P_{cr,D}$ 430 (kN)	$\frac{P_{cr,L}}{P_{cr,D}}$	$\frac{P_{cr,G}}{P_{cr,D}}$	p_5 (%)	p_7 (%)	p_9 (%)	Outros (%)
	C01	250	1496,14	1645,75	2,51	26,44	96,12	2,50	1,26	0,12
	C02	300	2332,13	2565,34	2,38	24,97	96,02	2,55	1,30	0,13
	C03	300	2637,86	2901,64	2,45	33,58	96,01	2,45	1,44	0,11
	C04	350	685,64	754,20	2,07	30,35	93,67	5,68	0,56	0,09
	C05	500	1503,42	1653,76	2,01	28,14	93,45	5,92	0,53	0,10
	C06	500	2153,77	2369,14	2,13	27,43	93,72	5,62	0,55	0,10
	C07	550	1967,84	2164,62	2,00	28,14	93,24	6,12	0,53	0,10
	C08	700	1984,95	2183,44	2,17	20,96	94,82	4,59	0,48	0,11
	C09	500	1858,35	2044,19	2,29	15,14	94,47	5,30	0,12	0,10
	C10	600	2632,48	2895,73	2,26	13,29	94,83	4,91	0,12	0,14
	C01	250	1183,09	1301,40	3,05	8,35	98,25	0,91	0,52	0,33
	C02	220	1630,84	1793,92	3,25	15,08	97,85	1,11	0,87	0,17
	C03	300	1924,92	2117,41	3,14	11,50	98,25	0,89	0,65	0,21
	C04	300	464,16	510,58	2,96	11,21	98,14	1,49	0,24	0,13
	C05	500	1080,07	1188,08	2,69	9,79	98,36	1,23	0,23	0,18
	C06	500	1528,00	1680,80	2,92	9,66	98,31	1,26	0,23	0,20

C07	550	1379,33	1517,26	2,73	10,04	98,34	1,25	0,23	0,18
C08	500	1404,65	1545,11	3,00	14,51	98,15	1,48	0,24	0,14
C09	350	1261,57	1387,73	3,30	11,38	97,74	2,06	0,11	0,09
C10	400	1787,24	1965,96	3,26	11,01	97,78	1,99	0,14	0,09

Os valores apresentados na Tabela 2.2 atendem aos critérios de seleção das colunas e comprovam que há uma predominância do modo distorcional (*i.e.*, $p5 > 93\%$), com participações reduzidas de modos locais de deformação ($p7$ e $p9$), onde a soma varia entre 0,11% a 6,12%. Quantificando os valores mínimos das relações entre as forças críticas de flambagem em relação às condições de apoio apresentadas na Tabela 2.2 tem-se: $P_{cr,L}/P_{cr,D}$ variando de 2 a 2,69 e $P_{cr,G}/P_{cr,D}$ variando de 8,35 a 13,29. As figuras 2.1(a,b) ilustram os resultados das curvas de assinatura (P_{cr} vs. L) para a seção C07 em aço inoxidável ferrítico (430), considerando as duas condições de apoios propostas. O comprimento distorcional adotado L_D é indicado em cada curva, assim como o modo de flambagem (distorcional) correspondente. Os pontos de mínimos são visíveis apenas para a curva de colunas (simplesmente) apoiadas.

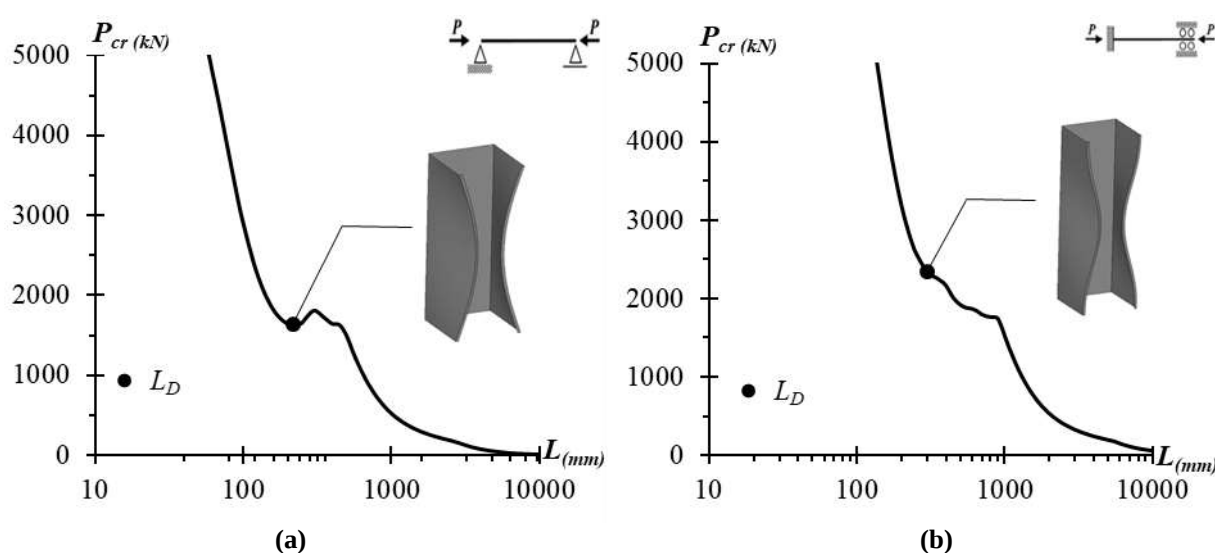


Figura 2.1. Curva P_{cr} versus L para a seção C07 com cond. de extremidade (a) apoiada e (b) engastada.

3. Modelo Numérico

A trajetória de equilíbrio e a resistência última de pós-flambagem distorcional das colunas selecionadas, foram obtidas segundo programa ANSYS (SAS, 2009), com modelos de análise não-linear física e geométrica em elementos finitos de casca tipo *Shell181* (nomenclatura do ANSYS). Trata-se de um elemento de parede fina com inclusão de deformação de cisalhamento transversal, que é definido por quatro nós e uma espessura, possuindo seis graus de liberdade por nó, sendo

três translações e três rotações nas direções x, y e z. Estudos de convergência (PAIXÃO, 2018) mostram que malhas de dimensões 5 mm x 5 mm geram resultados satisfatoriamente adequados com um esforço computacional aceitável. O processo de análise foi realizado por meio de uma técnica de solução incremental interativa que combina o método de *Newton-Raphson* com a estratégia de controle do comprimento de arco. Os modelos de análise de pós-flambagem elasto-plástico, consideram o critério de escoamento por *von Mises*, para módulo de elasticidade $E=200-220\text{ GPa}$ e coeficiente de *Poisson* $\nu=0,3$. Os modelos numéricos desenvolvidos não consideram o aumento de resistência devido ao encruamento do processo de dobragem a frio nas arestas das colunas, e nem tensões residuais de fabricação por conduzirem a variações inferiores a 1% nas resistências últimas de *PFF* (ELLOBODY e YOUNG, 2005).

Ilustra-se através das Figura 3.1(a,b), os modelos numéricos desenvolvidos para as duas condições de apoio analisadas. A condição de engaste foi simulada utilizando uma placa rígida de extremidade nos apoios, restringindo 5 graus de liberdade dos nós, liberando apenas o deslocamento axial (ver Figura 3.1(a)). Nesta condição de apoio, o carregamento de compressão foi aplicado nos nós criados nas placas de base posicionados no centroide da seção transversal. Para a condição rotulada, restringem-se as translações transversais indicadas pelos símbolos em azul e liberam-se os deslocamentos axiais e rotações dos nós da extremidade da barra (ver Figura 3.1(b)). O carregamento, simbolizado pelas setas vermelhas na Figura 3.1(b), é aplicado por meio de um conjunto de forças concentradas que atuam sobre os nós de extremidade das colunas.

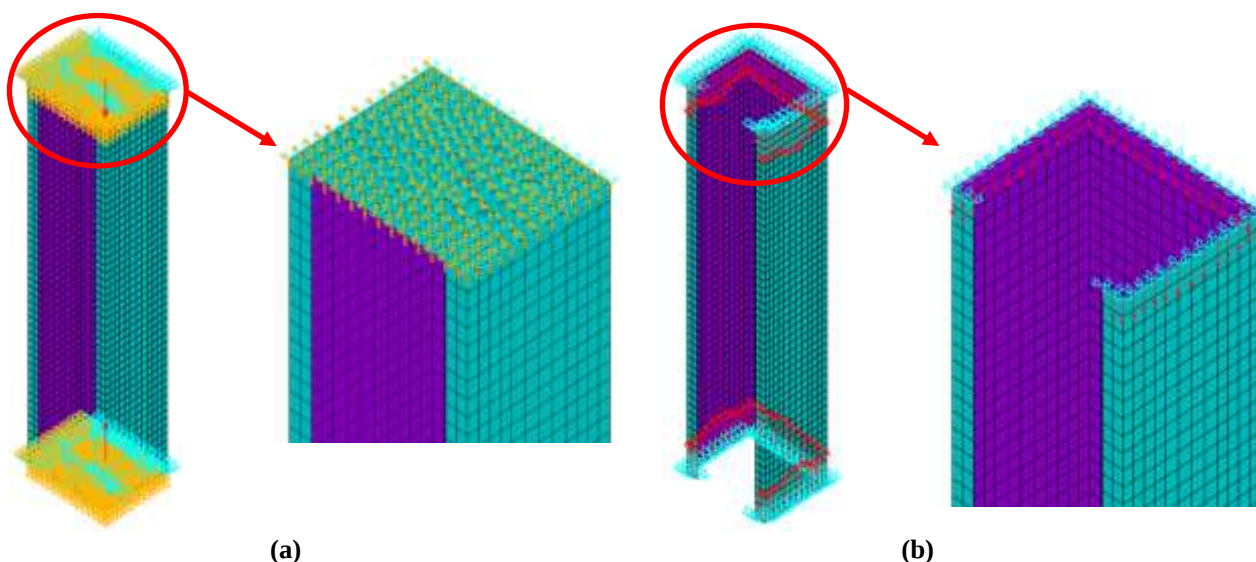


Figura 3.1. Modelos numéricos via ANSYS: discretização da malha em elementos finitos e detalhe dos carregamentos axiais de compressão das colunas: (a) bi-engastadas e (b) bi-rotuladas.

O carregamento auto-equilibrado é incrementado em pequenos passos de carga, por meio de procedimento automático do ANSYS. A incorporação das imperfeições geométricas iniciais, adotando o modo-crítico a flambagem distorcional, é realizado conforme procedimento reportado por LANDESMANN e CAMOTIM (2013), com amplitude máxima correspondente a 0,1t (10% da espessura da parede).

3.1 Modelo constitutivo de aço inoxidável (EN 1993-1-4, 2006)

A diferença mais evidente entre o comportamento mecânico dos aços inoxidáveis e carbonos encontra-se no seu diagrama de tensão-deformação ($\sigma \times \varepsilon$). Enquanto que o último apresenta um comportamento elástico-linear até o patamar de escoamento claramente definido (*i.e.*, elasto-plástico) antes de sofrer endurecimento por deformação, o aço inoxidável exibe escoamento gradual e um acentuado endurecimento por deformação, caracterizado por um comportamento não linear, conforme apresentado na Figura 3.2.

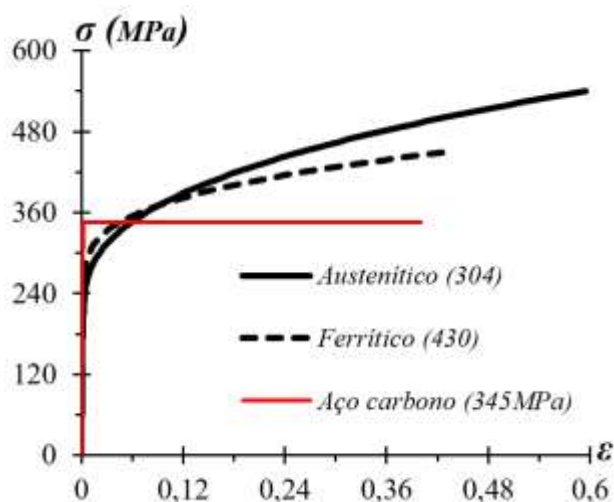


Figura 3.2. Relações $\sigma \times \varepsilon$ para aços carbono e inoxidáveis - (EN 1993-1-4, 2006).

Tomando por base um conjunto de resultados experimentais para aços inoxidáveis austeníticos, ferríticos e duplex, RASMUSSEN (2003) propôs a relação tensão-deformação ($\sigma \times \varepsilon$) apresentada na Eq.(3.1), válida para uma vasta gama de aços inoxidáveis. A determinação da tensão de escoamento (f_y) do aço inoxidável é definida (*e.g.*, EN 1993-1-4 (2006)) pela interseção entre a curva representativa da relação constitutiva e a reta paralela ao trecho inicial deslocada para a abscissa correspondente a 0,2% de deformação. Adota-se o módulo de elasticidade na origem para efeitos de dimensionamento.

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left(\frac{\sigma}{f_y} \right)^n & \text{para } \sigma \leq f_y \\ 0,002 + \frac{f_y}{E} + \frac{\sigma - f_y}{E_y} + \varepsilon_u \left(\frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y} \right)^m & \text{para } f_y \leq \sigma \leq f_u \end{cases}, \quad (\text{Eq.3.1})$$

$$E_y = \frac{E}{1 + 0,02n \frac{E}{f_y}} \quad \varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u} \quad m = 1 + 3,5 \frac{f_y}{f_u}$$

Conforme EN 1993-1-4 (2006), utiliza-se simplificadamente para o fator n , designado fator de endurecimento, o valor de $n=6$, obtido para aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos considerando a direção longitudinal. Além disso, os valores nominais referentes à tensão de escoamento são $f_{y\ 304}=230$ e $f_{y\ 430}=260$ MPa e as tensões últimas $f_{u\ 304}=540$ e $f_{u\ 430}=450$ MPa, referentes aos aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos, respectivamente, (utilizados sem levar em conta os efeitos de anisotropia).

3.2 Estudo de validação

Buscou-se neste subitem reproduzir 4 simulações numéricas realizadas por LECCE e RASMUSSEN (2005) com o propósito de validar os modelos de elementos finitos empregados nesta pesquisa. LECCE e RASMUSSEN (2005) utilizaram, da mesma forma que no presente trabalho, a curva tensão-deformação já apresentada na seção 3.1. As propriedades mecânicas, especificamente: tensões de escoamento e última ($f_{y\ 304}=195$, $f_{y\ 430}=275$, $f_{u\ 304}=540$ e $f_{u\ 430}=450$ MPa), assim como o módulo de elasticidade $E=195$ e 185 GPa para o aço inoxidável austenítico (304) e ferrítico (430), respectivamente, foram utilizados conforme AS/NZS 4673 (2001). A Tabela 3.1 resume as propriedades geométricas obtidas pelos referidos autores para as colunas avaliadas e os valores dos índices de esbeltez distorcional ($\lambda_D = (P_y/P_{cr,D})^{0.5}$) variando de 0,54 a 1,44 ($P_y = A \cdot f_y$). As imperfeições geométricas iniciais máximas (w_d) foram incluídas nos modelos numéricos conforme expressão sugerida por WALKER (1975), onde $w_d=0,3t(P_y/P_{cr,D})^{0.5}$.

Ilustra-se nas Figuras 3.3(a,b), o modelo numérico utilizado por LECCE e RASMUSSEN (2005) para colunas U_e com comprimento correspondente a sete semi-ondas e condições de extremidade engastadas. Desta forma, impede-se os deslocamentos e rotações dos nós da extremidade da barra com empenamento livre, liberando apenas os deslocamentos axiais. Pinos intermediários também são utilizados com o propósito de impedir os deslocamentos transversais na ligação entre a mesa e a alma do perfil, sendo posicionados a cada comprimento de flambagem

distorcional (L_D). Segundo os autores, com a finalidade de reduzir esforço computacional, as colunas foram modeladas apenas com metade da seção transversal e metade do comprimento total.

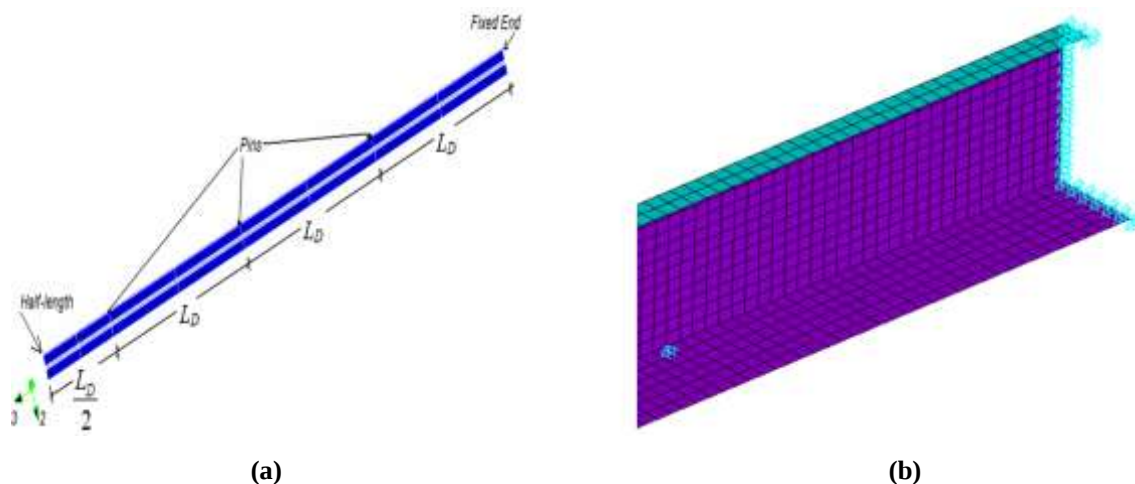


Figura 3.3. (a) Modelo numérico utilizado por LECCE e RASMUSSEN (2005) - (b) Detalhe da condição de extremidade e pinos considerados.

Por fim, o modelo desenvolvido pelos autores foi reproduzido neste trabalho segundo o modelo descrito no item. Contudo, as seções transversais foram consideradas de forma integral. Comparou-se os resultados da força última ($P_{u.obt}$) obtidas neste trabalho com os reportados por LECCE e RASMUSSEN (2005) ($P_{u.LR}$). A diferença percentual máxima encontrada para a $P_{u.obt}$ e $P_{u.LR}$ foi de 1%, sendo apresentadas na Tabela 3.1. Ressalta-se ainda que os resultados da $P_{u.LR}$ aproximam-se do modelo bi-engastado com empenamento restringido e comprimento correspondente a uma semi-onda (detalhes em PAIXÃO (2018 – em preparação)). Com isso, considera-se validado o modelo numérico empregado nesta pesquisa.

Tabela 3.1. Propriedades geométricas das colunas e comparação dos resultados encontrados por LECCE e RASMUSSEN (2005) e reproduzidos neste trabalho.

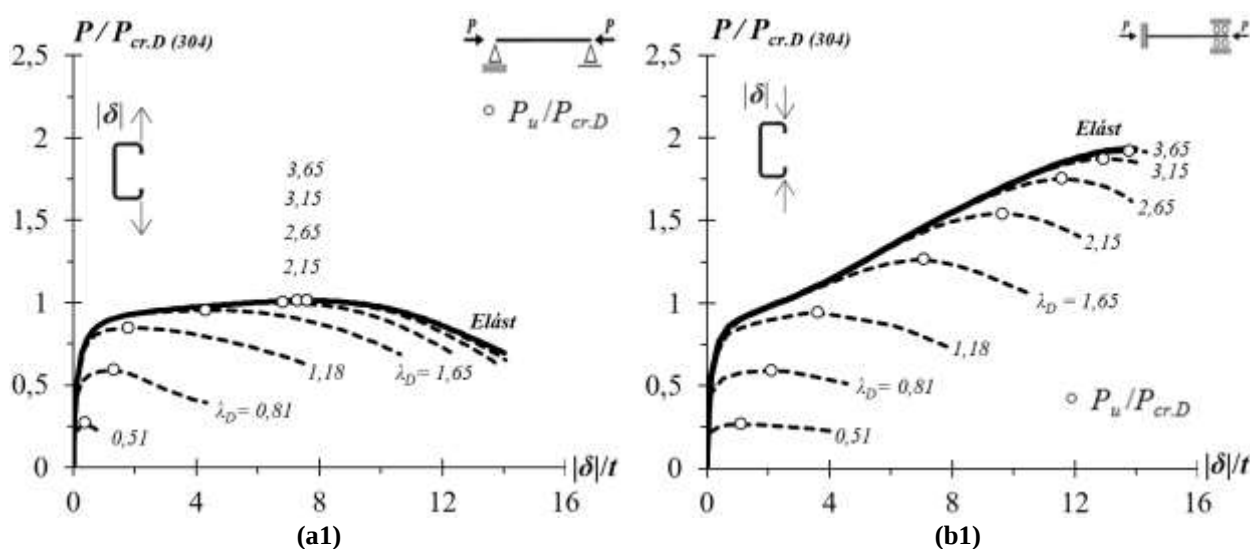
Coluna	L_D (mm)	b_w (mm)	b_f (mm)	b_l (mm)	t (mm)	λ_D	$P_{u.LR}$ (kN)	$P_{u.obt}$ (kN)	$\frac{P_{u.LR} - P_{u.obt}}{P_{u.LR}}$
LR01	270	60	60	10	3	0,54	112	111,22	0,70%
LR02	600	150	150	10	3	1,38	153	152,75	0,16%
LR03	500	200	100	15	4	0,95	338	337,24	0,22%
LR04	500	50	50	5	1	1,44	24	23,76	1,00%

4. Pós-flambagem elasto-plástica e força última

Este item trata dos resultados obtidos sobre o mecanismo de colapso e a capacidade resistente última das colunas em aços inoxidáveis analisadas, avaliando a influência das condições de apoio

e das seções geométricas no comportamento de pós-flambagem elasto-plástico. Para esse estudo paramétrico, 320 colunas U_e foram analisadas, correspondendo a uma combinação de (i) 10 geometrias (ver Tabela 2.1), (ii) 2 diferentes tipos de aços inoxidáveis (430 e 304, conforme designação da norma brasileira ABNT NBR 5601:2011), (iii) duas condições de apoio (bi-rotulada e bi-engastada) e (iv) 8 diferentes valores de tensões de escoamento para cada coluna, escolhidas aleatoriamente de modo a cobrir uma vasta gama de λ_D variando de 0,30 a 4,83.

As trajetórias de equilíbrio, ilustradas pelas Figuras 4.1 (a1,a2,b1,b2), apresentam os valores da força aplicada normalizada ($P/P_{cr,D}$), em que P é a força aplicada e $P_{cr,D}$ é a força crítica de flambagem distorcional da coluna (apresentada anteriormente na Tabela 2.2), em relação ao respectivo deslocamento normalizado $|\delta|/t$, onde $|\delta|$ é o deslocamento máximo transversal absoluto que ocorre nas abas do perfil e t é a espessura da parede. Observa-se que as trajetórias referentes a coluna C07 com $\lambda_D=0,51-0,81-1,18-1,65-2,15-2,65-3,15-3,65$ foram determinadas para obter as forças últimas P_u , cuja relação de $P_u/P_{cr,D}$ representada pelos círculos brancos correspondem a: $P_u/P_{cr,D(304)}=0,26-0,59-0,85-0,95-1,00-1,01-1,01-1,01$ e $P_u/P_{cr,D(430)}=0,27-0,59-0,94-1,26-1,54-1,75-1,87-1,92$, para as condições bi-rotuladas e bi-engastadas, respectivamente. Vale destacar que relações semelhantes de força última relativa à crítica ($P_u/P_{cr,D}$) e os respectivos valores associados ($|\delta|/t$) foram encontrados para o aço inoxidável 430.



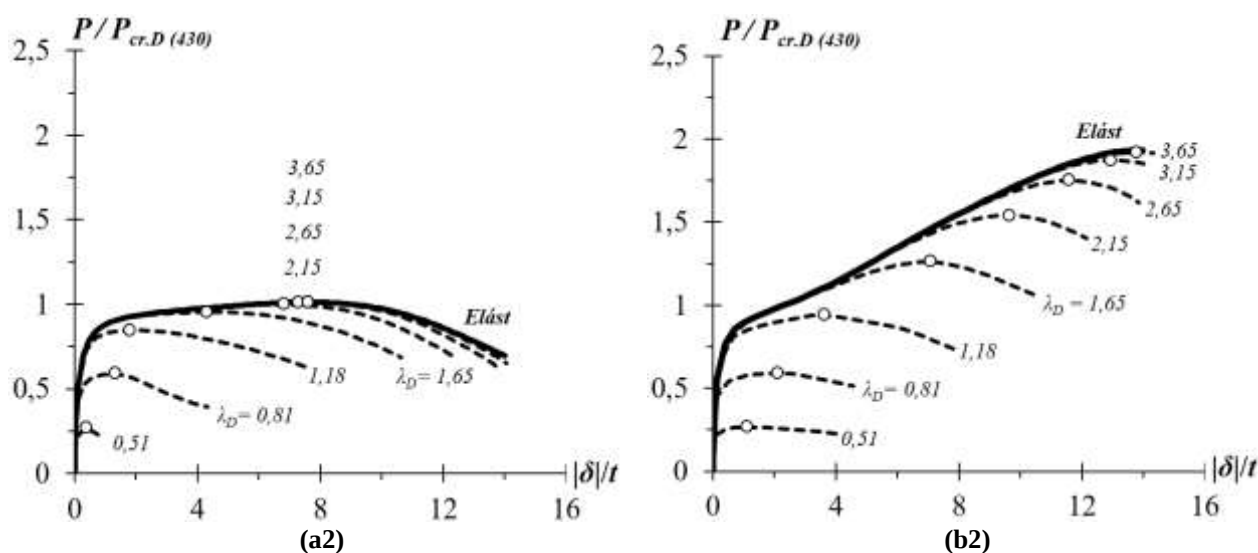


Figura 4.1. Trajetórias de equilíbrio distorçional elásto-plástica ($P_u/P_{cr,D}$ vs $|\delta|/t$) da coluna C07 para as duas condições de apoio avaliadas: (a1, a2) bi-rotuladas e (b1, b2) bi-engastadas.

A observação dos resultados apresentados nas Figura 4.1(a1,a2,b1,b2), levam às seguintes conclusões:

- (i) As relações de força última relativa à crítica ($P_u/P_{cr,D}$) e os respectivos valores associados ($|\delta|/t$) aumentam com a tensão de escoamento (f_y), independentemente do tipo de aço inoxidável e da condição de apoio, com convergência à curva elástica. Contudo, verifica-se que para as colunas bi-rotuladas, as relações ($P_u/P_{cr,D}$) são semelhantes quando $\lambda_D \geq 2,15$.
- (ii) Como esperado, o comportamento na pós-flambagem elasto-plástico e a força última das colunas bi-rotuladas e bi-engastadas são diferentes, tanto qualitativa quanto quantitativamente. Obviamente, as colunas bi-engastadas exibem maiores reservas de resistência na pós-flambagem distorçional se comparadas às bi-rotuladas.

As Figura 4.2 (a1, a2, b1, b2) fornecem as trajetórias de equilíbrio elasto-plástica, a evolução das suas configurações deformadas e tensões de *von Mises* (σ_{vM}) (antes, durante e após a força última, P_u), referente a coluna C07 em aço (304), com $\lambda_D=0,81$ e $1,65$ para as duas condições de apoio propostas. A escolha das tensões de escoamento dos aços se deu de maneira a garantir o mesmo índice de esbeltez diatorcional (λ_D) para as colunas avaliadas. Além disso, as configurações das deformadas foram amplificadas e o ponto III sempre corresponde ao colapso da coluna (P_u), a legenda das figuras representa uma relação entre a tensão de *von Mises* e a tensão de escoamento do aço avaliado (σ_{vM} / f_y). Ressalta-se ainda que as trajetórias de equilíbrio elásticas são exibidas apenas com o propósito de comparação.

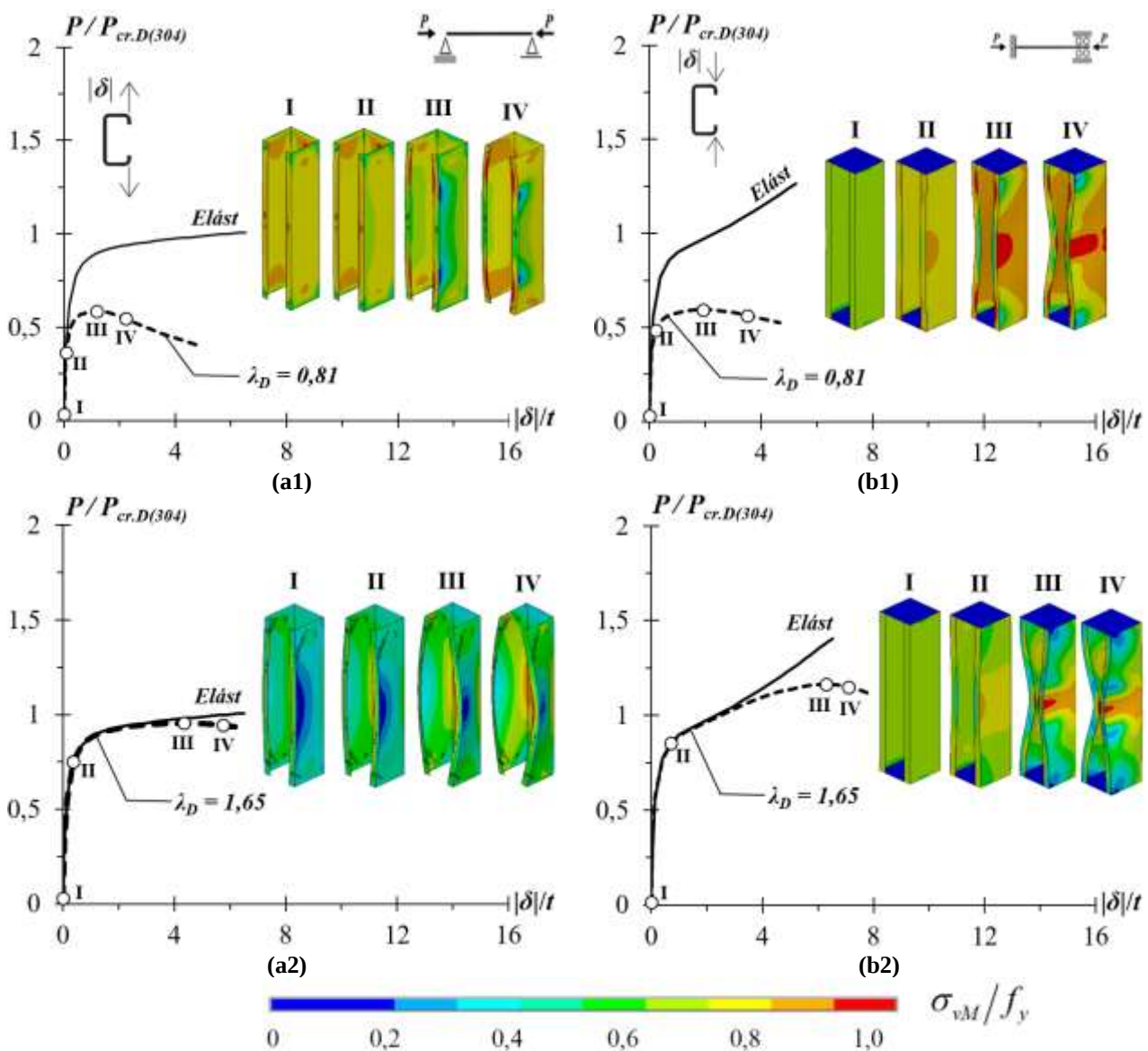


Figura 4.2. Trajetórias de equilíbrio distorcional elasto-plástico ($P/P_{cr,D} \times |\delta|/t$), configurações deformadas (incluindo o mecanismo de colapso) e tensão de von Mises para a coluna C07 ($\lambda_D = 0,81-1,65$) em aço (304): (a1, a2) bi-rotulada e (b1,b2) bi-engastada.

A análise das Figuras 4.2 (a1, a2, b1, b2) geram as seguintes observações:

- (i) Todas as colunas apresentaram comportamento de flambagem distorcional com apenas uma semi-onda. Além disso, as imperfeições geométricas iniciais envolvendo o movimento de “fechar” e “abrir” das abas das colunas investigadas, conduzem a menores resistência pós-flambagem para as condições bi-engastadas e bi-rotuladas, respectivamente (detalhes em PAIXÃO (2018 – em preparação)).
- (ii) A posição onde ocorre as máximas tensões e deformações variam à medida que λ_D se eleva. Nota-se que o colapso das colunas bi-rotulada e bi-engastada com $\lambda_D=0,81$ são semelhantes e iniciam-se nos enrijecedores de borda nas extremidades das colunas. Contudo, para a última condição de extremidade, as máximas tensões também ocorrem no meio do vão, que conduz à formação de um ponto de plastificação (rótula plástica) apresentado pela Figura 4.2(b1) pelo ponto IV. Quando $\lambda_D=1,65$, os processos de plastificação mostraram-se idênticos para as condições de extremidade avaliadas (engastada e apoiada). De fato, observa-se que o colapso das colunas inicia-se na região do meio do vão, conforme ilustra as Figuras 4.2(a2, b2) pelo ponto III, associado ao escoamento do enrijecedor de borda. Além disso, novamente observa-se que as relações de força última relativa à crítica ($P_u/P_{cr,D}$) e os respectivos valores associados ($|\delta|/t$), aumentam com a tensão de escoamento (f_y) independentemente do tipo de aço inoxidável.

5. Previsão de resistência das colunas

LECCE e RASMUSSEN (2005) realizaram uma investigação numérica e experimental de colunas engastadas em aço inoxidável, seção U_e sob compressão centrada e colapso distorcional. Foram investigadas numericamente 360 colunas em aços inoxidáveis austenítico (304) e ferrítico (430), com e sem enrijecedores intermediários, além de 15 ensaios experimentais utilizados para comparação com os resultados numéricos. Os autores concluíram que os métodos de dimensionamento preconizados pelas normas AS/NZS 4600 (1996) e NAS (2004), utilizados para o aço carbono, eram inadequados para o aço inoxidável. Por isso, as Eqs. (5.1) e (5.2) apresentam as propostas de LECCE e RASMUSSEN (2005) — $P_{nD,I(430)}$ e $P_{nD,I(304)}$ — ilustradas na Figura 5.1 (ponto e traço-ponto, respectivamente).

Recentemente, LANDESMANN e CAMOTIM (2013) realizaram análises numéricas em 27 colunas, com seções geométricas do tipo *Ue*, *Ze*, *Rack e Hat*, para condições de apoio bi-engastada e bi-rotulada. As geometrias e os respectivos comprimentos de flambagem, foram escolhidos de maneira a garantir a ocorrência do modo de flambagem e falha distorcionais. Tais autores concluíram que as curvas propostas por SCHAFER (2000) apresentam maior segurança e precisão na determinação da força última apenas para a condição de apoio bi-engastada, superestimando a resistência das colunas bi-rotuladas. Sendo assim, a Eq. (5.3) apresenta a proposta de LANDESMANN e CAMOTIM (2013) referente à condição de apoio bi-rotulado — denominada como $P_{nD.II}$ — conforme ilustra a Figura 5.1 pelo traço ponto quadrado. Ressalta-se ainda que para a condição de apoio bi-engastada, a equação permanece a mesma proposta por SCHAFER (2000), apresentada pela Eq. (5.4). Essa expressão, codificada no anexo C da ABNT NBR 14762:2010, é designada pela Figura 5.1 como P_{nD} , ilustrada pelo traço sólido.

$$P_{nD.I(430)} = \begin{cases} P_y & \text{para } \lambda_D \leq 0,533 \\ P_y \left[0,9 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,55} - 0,2 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{1,1} \right] & \text{para } \lambda_D > 0,533 \end{cases} \quad ,(\text{Eq.5.1})$$

$$P_{nD.I(304)} = \begin{cases} P_y & \text{para } \lambda_D \leq 0,533 \\ P_y \left[0,8 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,55} - 0,15 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{1,1} \right] & \text{para } \lambda_D > 0,533 \end{cases} \quad ,(\text{Eq.5.2})$$

$$P_{nD.II} = \begin{cases} P_y & \text{para } \lambda_D \leq 0,561 \\ P_y \left[1 - 0,25 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,6} \right] \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,6} & \text{para } 0,561 < \lambda_D \leq 1,188 \\ P_y \left[0,55 + 0,4 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,8} \right] \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,8} & \text{para } \lambda_D \geq 1,188 \end{cases} \quad ,(\text{Eq.5.3})$$

$$P_{nD} = \begin{cases} P_y & \text{para } \lambda_D \leq 0,561 \\ P_y \left[1 - 0,25 \left(P_{cr,D} / P_y \right)^{0,6} \right] \left(P_{cr,D} / P_y \right)^{0,6} & \text{para } \lambda_D > 0,561 \end{cases} \quad ,(\text{Eq.5.4})$$

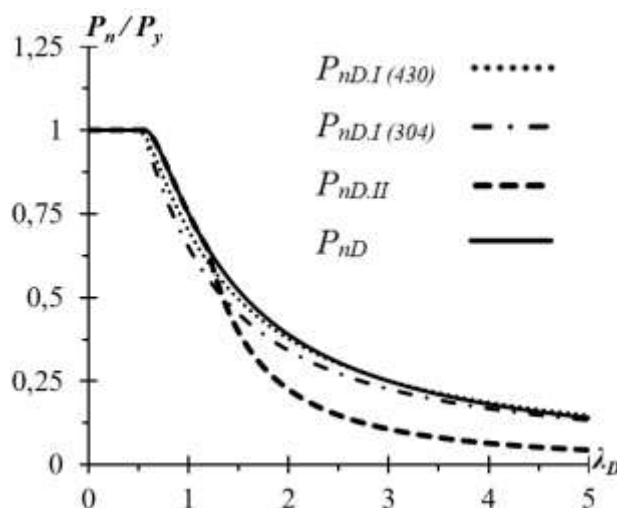
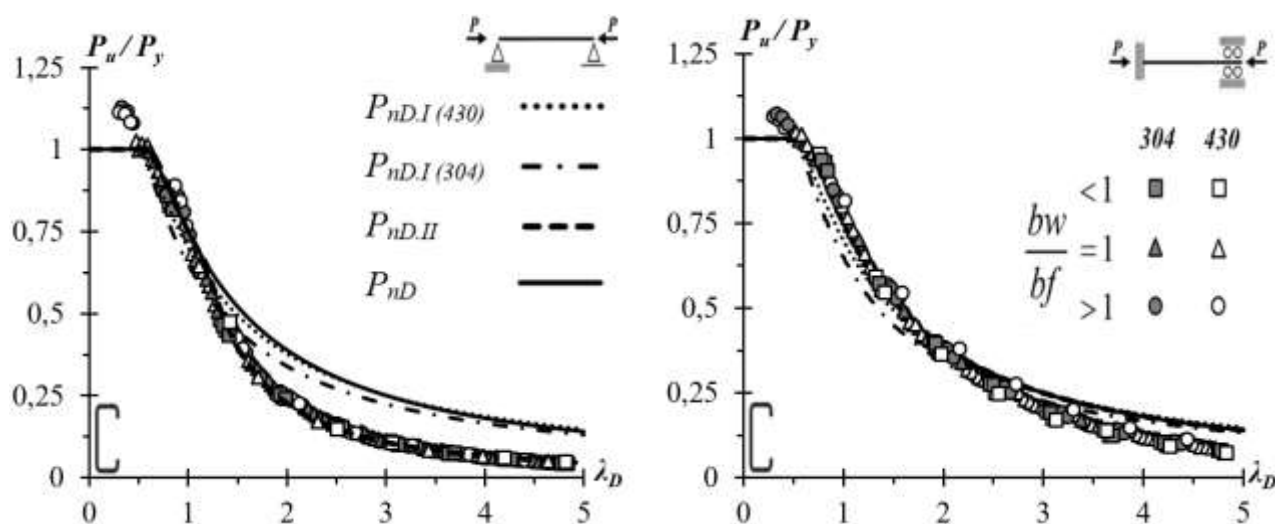


Figura 5.1. Comparação entre as curvas de dimensionamento baseadas no MRD:
 $P_{nD.I(430)}$, $P_{nD.I(304)}$, $P_{nD.II}$ e P_{nD} versus λ_D .

As Figuras 5.2 (a,b) comparam para as duas condições de apoio (bi-apoiada e bi-engastada), os resultados obtidos de força última P_u/P_y das 320 colunas investigadas neste trabalho, representadas pelos pontos cinzas e brancos que identificam respectivamente os aços inoxidáveis (304 e 430), com as previsões obtidas através do MRD. Posteriormente, as Figuras 5.3 (a,b) apresentam as relações P_u/P_{nD} e $P_u/P_{nD.I}$ versus λ_D , proporcionando uma visão a respeito da segurança e precisão da curva da ABNT NBR 14762:2010 e a proposta de LECCE e RASMUSSEN (2005), respectivamente, ressaltando os indicadores estatísticos (médias, desvios padrão e valores máximos/mínimos).



(a) (b)
 Figura 5.2. Comparação entre as curvas de dimensionamento: $P_{nD.I(430)}$, $P_{nD.I(304)}$, $P_{nD.II}$, P_{nD} e forças últimas obtidas neste trabalho das colunas inoxidáveis: (a) apoiadas e (b) engastadas.

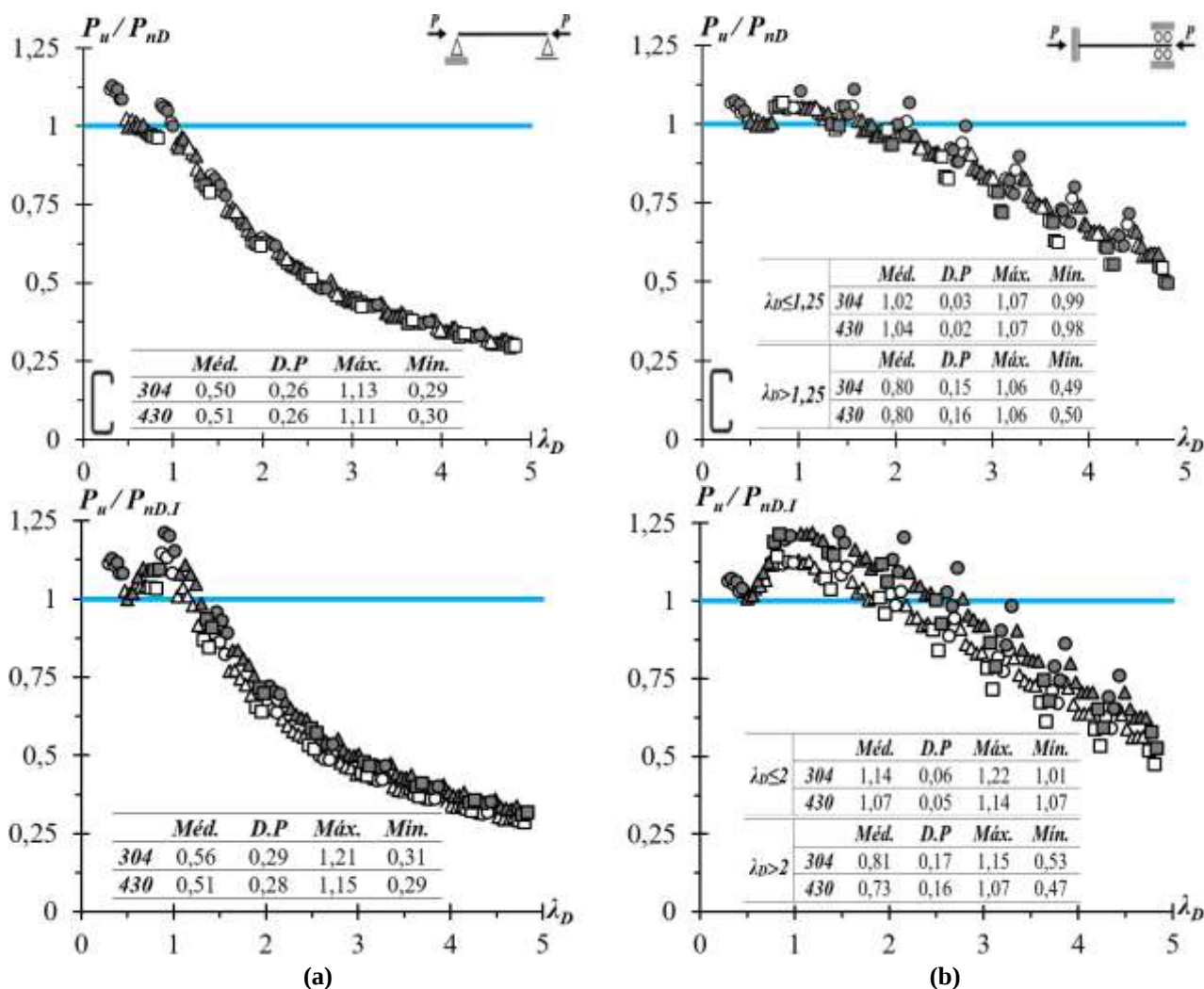


Figura 5.3. P_u/P_{nD} , $P_u/P_{nD.I}$ versus λ_D das colunas inoxidáveis avaliadas neste trabalho: (a) apoiadas e (b) engastadas.

A análise dos resultados provenientes das estimativas ilustradas pelas Figuras 5.2 (a,b) e 5.3(a,b), conduzem as seguintes observações:

- Como esperado, os resultados obtidos de P_u/P_y vs λ_D apresentam uma tendência conforme a curva Winter. Entretanto, verifica-se uma pequena “dispersão vertical” entre os resultados (fenômeno mais visível para as colunas com relação $b_w/b_f > 1$).
- Observa-se que, a influência das relações geométricas (b_w/b_f) e os 2 tipos de aços inoxidáveis das colunas investigadas fornecem curvas P_u/P_y versus λ_D com pequenas

variedades de comportamento, não havendo dispersão de resultados que leve a consideração de diferentes curvas de dimensionamento.

- (iii) As curvas P_{nD} e $P_{nD.I}$ (304 e 430), para a condição de apoio bi-rotulada, adequam-se de maneira segura e precisa apenas para baixos valores de índices de esbeltez ($\lambda_D \leq 1,3$), superestimando o valor de resistência última conforme o aumento de λ_D , tornando-se mais severas para colunas com esbeltez moderada a alta ($\lambda_D > 1,5$). Esta afirmação pode ser verificada observando as Figuras 5.3(a), cujos valores de média, desvio padrão, máximo e mínimos correspondem a: $P_{nD (304)}=0,50-0,26-1,13-0,29$, $P_{nD (430)}=0,51-0,26-1,11-0,30$, $P_{nD.I(304)}=0,56-0,29-1,21-0,31$ e $P_{nD.I (430)}=0,51-0,28-1,15-0,29$.
- (iv) Para as colunas bi-engastadas, as curvas de resistência P_{nD} e $P_{nD.I}$ (304 e 430) mostram-se a favor da segurança para colunas com $\lambda_D \leq 1,25$ e 2, respectivamente. De fato, os valores de média, desvio padrão, máximo e mínimo, ilustrados pelas Figuras 5.3(b), são: $P_{nD (304)}=1,02-0,03-1,07-0,99$, $P_{nD (430)}=1,04-0,02-1,07-0,98$, $P_{nD.I(304)}=1,14-0,06-1,22-1,01$ e $P_{nD.I(430)}=1,07-0,05-1,14-1,07$. Entretanto, analogamente ao modelo bi-rotulado, apresentam-se inseguros para $\lambda_D > 1,25$ e 2, conforme pode ser constatado pelos indicadores estatísticos: $P_{nD (304)}=0,80-0,15-1,06-0,49$, $P_{nD (430)}=0,80-0,16-1,06-0,50$, $P_{nD.I (304)}=0,81-0,17-1,15-0,53$ e $P_{nD.I (430)}=0,73-0,16-1,07-0,47$.

Baseado nas informações apresentadas, fica claro que as curvas de resistência preconizada pela ABNT NBR 14762:2010 e proposta por LECCE e RASMUSSEN (2005) são incapazes de prever adequadamente as forças últimas de colunas em aços inoxidáveis bi-rotuladas e bi-engastadas para índices de esbeltez distorcional maiores/próximos a 1,25 e 2, respectivamente. Como forma de avaliar a qualidade das previsões de força última fornecido pela curva proposta por LANDESMANN e CAMOTIM (2013) ($P_{nD.II}$), as Figuras 5.4 (a,b) apresentam as relações $P_u/P_{nD.II}$ versus λ_D , proporcionando verificar a precisão e a segurança associada à curva de projeto em consideração, ressaltando também as médias, desvio padrão e valores máximos/mínimos. A observação dos resultados ilustrados pelas Figuras 5.4(a,b), levam as seguintes conclusões:

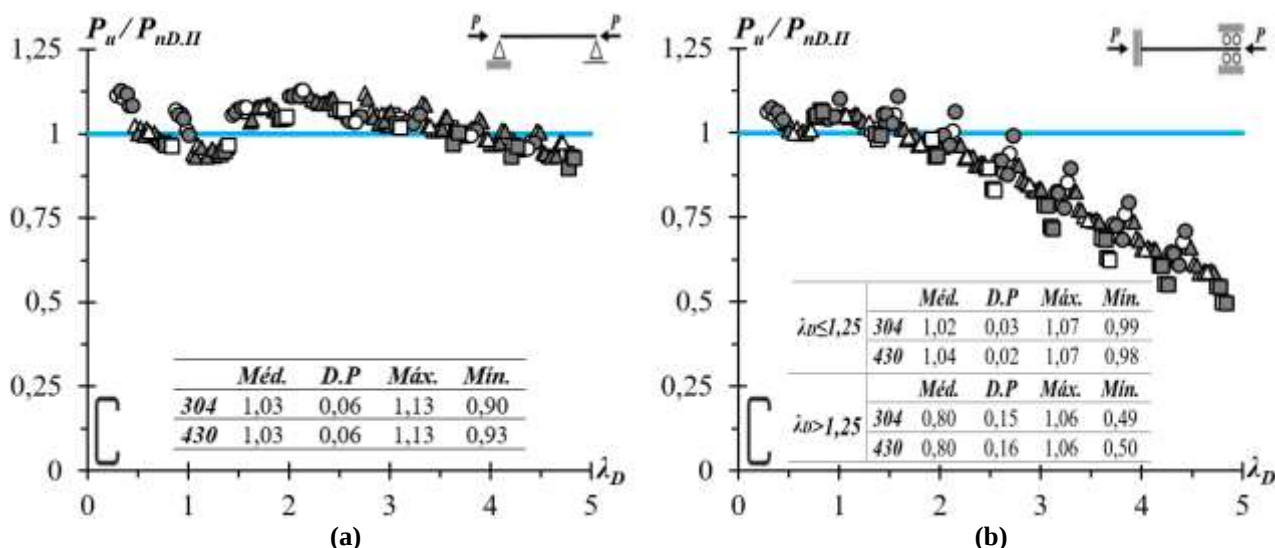


Figura 5.4. $P_u/P_{nD,II}$ versus λ_D das colunas inoxidáveis avaliadas: (a) apoiadas e (b) engastadas.

- (i) Para a condição bi-rotulada, a $P_{nD,II}$ fornece estimativas acuradas e seguras das colunas analisadas numericamente, como atestado pelos correspondentes indicadores $P_u/P_{nD,II}$: 1,03 (média), 0,06 (desvio padrão médio), 1,13 (máximo) e 0,90 (mínimo).
- (ii) Obviamente, para a condição bi-engastada, a $P_{nD,II}$ apresenta os mesmos indicadores estatísticos (médias, desvios padrão e valores máximos/mínimos) da P_{nD} , visto que em ambos os casos a equação permanece a mesma proposta por SCHAFER (2000).

5.1 Ajustes na curva atual codificada pela ABNT NBR 14762:2010

Com o intuito de alterar a situação das colunas bi-engastadas utilizando os resultados obtidos nesta pesquisa, apresenta-se uma formulação ajustada da curva atual codificada pela ABNT NBR 14762:2010 (P_{nD}), como forma de obter valores mais precisos para as forças últimas de colunas de PFF, com seção-transversal U_e , em aços inoxidáveis austenítico (304) e ferrítico (430) sob falha distorcional. A Eq. (5.5) apresenta a nova proposta — denominada como $P_{nD,III}$ — a qual é ilustrada na Figura 5.5 (linha vermelha) e comparada com as curvas apresentadas anteriormente no item 5. Além disso, como forma avaliar a qualidade das estimativas das forças últimas fornecidas pela curva modificada, as Figuras 5.6 (a,b) traçam os valores de P_u/P_y e $P_u/P_{nD,III}$ versus λ_D , incluindo os indicadores estatísticos (médias, desvios padrão, máximos e mínimos), cuja observação e análise indicam que:

$$P_{nD.III} = \begin{cases} P_y & \text{para } \lambda_D \leq 0,561 \\ P_y \left[1 - 0,25 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,6} \right] \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,6} & \text{para } 0,561 < \lambda_D \leq 1,250 \\ P_y \left[1,2 - 0,444 \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,825} \right] \left(P_{cr.D} / P_y \right)^{0,825} & \text{para } \lambda_D \geq 1,250 \end{cases} \quad , (Eq.5.5)$$

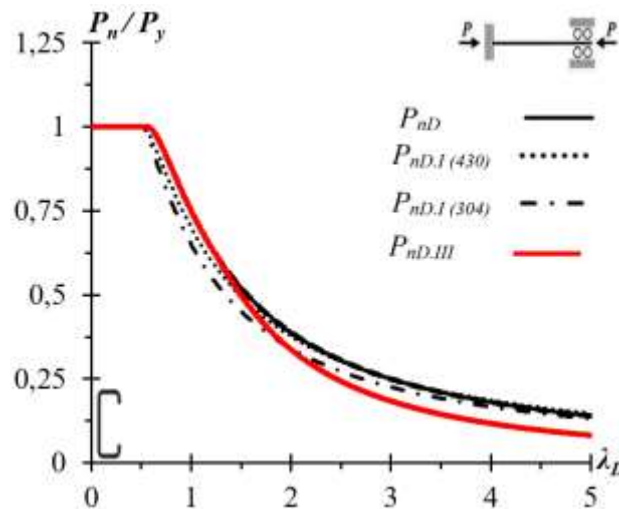


Figura 5.5. Comparação entre as curvas de dimensionamento P_{nD} , $P_{nD.I(430)}$, $P_{nD.I(304)}$ e $P_{nD.III}$ das colunas inoxidáveis engastadas.

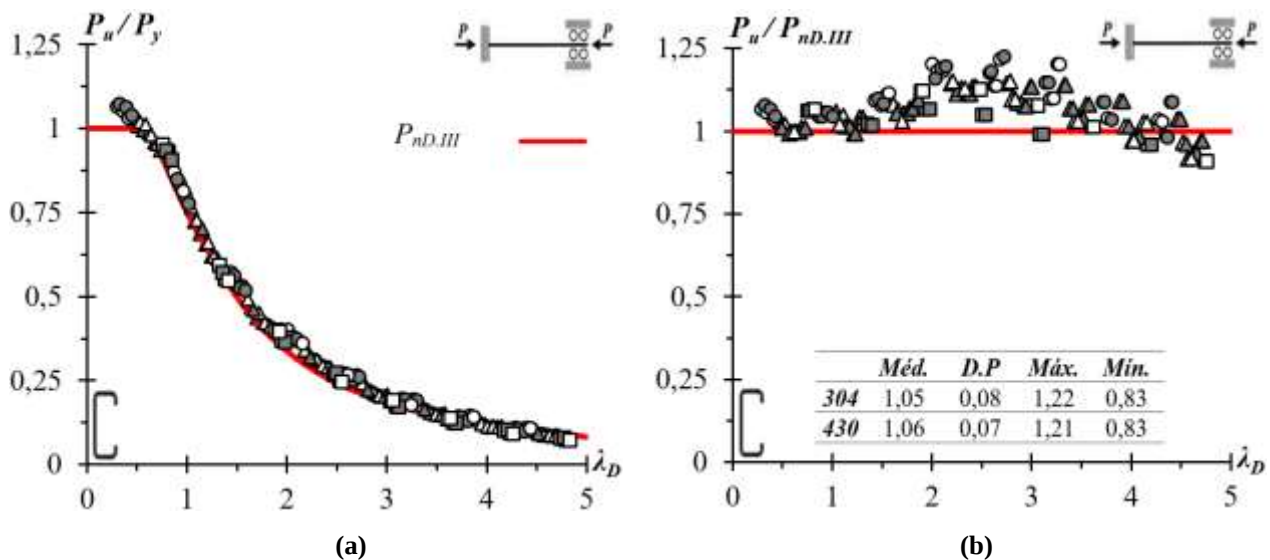


Figura 5.6. (a) Comparação entre $P_{nD.III}$, P_u/P_y e (b) $P_u/P_{nD.III}$ versus λ_D das colunas engastadas inoxidáveis avaliadas.

- (i) Naturalmente, a modificação da previsão de força última ($P_{nD.III}$) torna-se realmente visível para índices de esbeltez distorcional maiores/próximos a 1,25, uma vez que, para valores inferiores a esse, as equações presentes na ABNT NBR 14762:2010,

apresentadas pela Eq. (5.4), foram mantidas e fornecem estimativas seguras para as colunas analisadas neste trabalho conforme anteriormente ilustrado pela Figura 5.3 (b).

- (ii) Apesar da simplicidade inerente das modificações, as estimativas de forças últimas obtidas por meio da curva modificada melhoram, não só em relação à P_{nD} , assim como para as demais curvas ilustradas na Figura 5.5.
- (iii) Note que os indicadores estatísticos (média, desvio padrão, máximo e mínimo), ilustrados pelas Figuras 5.6(b), são: $P_{nD (304)}=1,05-0,08-1,22-0,83$, $P_{nD (430)}=1,06-0,07-1,21-0,83$. Com efeito, apresentam maior segurança e precisão na determinação da força última das colunas avaliadas, uma vez que o número de previsões “inseguras” caiu de 72 (P_{nD}) para 11($P_{nD.III}$), ou seja, uma queda de 85%.

6. Conclusões

Este trabalho relatou uma investigação numérica a respeito do comportamento estrutural de colunas constituídas por perfis metálicos formados a frio de seções U_e , em aço inoxidável austenítico (304) e ferrítico (430), submetidas à compressão uniaxial centrada. Buscou-se investigar na mesma linha de pesquisa dos autores: (i) LECCE e RASMUSSEN (2005), (ii) ROSSI *et. al* (2013) e (iii) LANDESMANN e CAMOTIM (2013), a influência das condições de apoio, e também das seção geométricas no dimensionamento destas colunas, utilizando os métodos baseados no Método da Resistência Direta (MRD). Para atingir esse objetivo, 320 colunas U_e foram analisadas, correspondendo a uma combinação de (i) 10 geometrias, (ii) 2 diferentes tipos de aço inoxidável (430 e 304), (iii) duas diferentes condições de apoio (bi-rotulada e bi-engastada) e (iv) 8 valores de tensões de escoamento para cada coluna, escolhidas aleatoriamente de modo a cobrir uma grande variedade de valores de esbeltez distorcional (λ_D).

O primeiro passo constituiu-se da seleção das geometrias e da análise de flambagem via *GBT* (com utilização do programa *GBTul*), que forneceu as forças e comprimentos críticos, estes deveriam corresponder ao modo “puramente” distorcional, ou seja, os comprimentos deveriam corresponder a formação de uma semi-onda e possuir a respectiva força crítica distorcional o mais abaixo possível da força crítica local. Além disso, tentou-se manter a participação modal distorcional próximo/maior que 90%. Em seguida, a fim de realizar as análises não-lineares física e geométrica das colunas avaliadas, além de confirmar a existência do modo de flambagem distorcional, foram empregados modelos numéricos via código ANSYS (SAS, 2009). Os resultados

encontrados (comportamento elástico e elasto-plástico de pós flambagem distorcional, forças última e configuração deformada dos perfis) foram apresentados, discutidos e comparados.

As estimativas da resistência axial última via *MRD*, previsto pela NBR 14762 (ABNT, 2010) e as propostas de LECCE e RASMUSSEN (2005) e LANDESMANN e CAMOTIM (2013), foram avaliadas e comparadas com as forças axiais de colapso obtidas numericamente, e pôde-se destacar as seguintes observações:

- (i) Em primeiro lugar, observou-se que a influência das relações geométricas (b_w/b_f) e os 2 tipos de aços inoxidáveis das colunas bi-apoiadas e bi-engastadas investigadas, fornecem curvas P_u/P_y versus λ_D com pequenas variedades de comportamento, não havendo dispersão de resultados que leve a consideração de diferentes curvas de dimensionamento. Contudo, verificou-se diferenças no comportamento de pós-flambagem elasto-plástica das colunas avaliadas em função das condições de apoio. Essa reflexão é importante pois direciona a consideração de diferentes curvas de dimensionamento, como proposto por LANDESMANN e CAMOTIM (2013), específicas para cada tipo de apoio.
- (ii) As curvas P_{nD} e $P_{nD.I}$, para a condição de apoio bi-rotulada, adequam-se de maneira segura e precisa apenas para baixos valores de índices de esbeltez ($\lambda_D \leq 1,3$), superestimando o valor de resistência última conforme o aumento de λ_D , tornando-se ainda mais severas para colunas com esbeltez moderada a alta ($\lambda_D > 1,5$). Sendo assim, a curva $P_{nD.II}$ — proposta por LANDESMANN e CAMOTIM (2013) — fornece estimativas acuradas e seguras das colunas analisadas numericamente. De fato, o número de previsões “inseguras” caiu de 134 (P_{nD}) para 26 ($P_{nD.II}$), ou seja, uma queda de 81%.
- (iii) Para a condição de apoio bi-engastada, as curvas de resistência P_{nD} e $P_{nD.I}$ (304 e 430) mostram-se a favor da segurança para colunas com $\lambda_D \leq 1,25$ e 2, respectivamente, sendo incapazes de prever adequadamente as forças últimas de colunas em aços inoxidáveis para índices de esbeltez distorcional maiores/próximos a 1,25 e 2. Por isso, a curva do *MRD* ajustada neste trabalho, apesar da simplicidade inerente das modificações, melhoram as estimativas de forças últimas (P_u) obtidas, tornando-se uma opção mais adequada de dimensionamento.
- (iv) Por fim, é importante destacar que as curvas propostas para estimativa da resistência última distorcional, de colunas bi-apoiadas e bi-engastadas em aços inoxidáveis

austeníticos (304) e ferríticos (430), demandam maiores validações com o propósito de conhecer até que ponto as mesmas se mantêm válidas. Dessa forma, é indispensável a consideração de seções transversais com formas mais complexas, como por exemplo perfis *rack*, *hat*, perfil *Z* e seções *U* com enrijecedor intermediário de alma e/ou enrijecedor de mesa com diferentes configurações, assim como a validação dos modelos numéricos por meio de análises experimentais.

7. Referências Bibliográficas

ABNT, 2010. *Norma Brasileira para Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio* (NBR 14762:2010), Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, RJ.

ABNT, 2011. *Norma Brasileira para Aços inoxidáveis - Classificação por composição química* (NBR 5601:2011), Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, RJ.

ANSYS, 2009. *Reference Manual, Swanson Analysis Systems (SAS), version 12.0.1.*

AS/NZS, 1996. *Cold-Formed Steel Structures*. Australian Standard/New Zealand Standards 4600:1996, Standards Australia, Sydney, Australia.

AS/NZS, 2001. *Cold-Formed Stainless Steel Structures*. (Australian Standard/New Zealand Standard – AS/NZS 4673:2001), Standards Australia, Sydney, Australia.

AS/NZS, 2005. *Cold-Formed Steel Structures*, Standards of Australia (SA) and Standards of New Zealand (AS/NZS 4600:2005), Sydney-Wellington.

AISI, 2016. (American Iron and Steel Institute). *North American Specification (NAS) for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*, (AISI-S100-16), Washington DC.

BEBIANO, R., CAMOTIM, D., GONÇALVES, R., 2018 – “GBTUL 2.0 – a second-generation code for the GBT-based buckling and vibration analysis of thin-walled members”, *Thin-Walled Structures*, vol. 124, pp. 235-253. DECivil/IST, Technical University of Lisbon. (<http://www.civil.ist.utl.pt/gbt>).

EN 10088-1., 2005. *Stainless steels - Part 1: List of stainless steels*, Brussels: CEN-European Committee for Standardization.

EN 1993-1-4., 2006. *Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless steels*. Brussels. CEN-European Committee for Standardization.

GAMELAS, P., 2014. “Vigas em aço inoxidável com secções em I de classe 4 ao fogo”, Tese de Mestrado, Universidade de Aveiro.

GOMES, TIAGO., 2015. “Análise e Dimensionamento de Elementos Estruturais de Aço Inoxidável.” Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil, FCT-UNL, Lisboa, Portugal.

HANCOCK G.J., KWON Y.B., BERNARD E.S., 1994. “Strength design curves for thin-walled sections undergoing distortional buckling”, *Journal Construction*, v.31, pp. 169-186.

LANDESMANN A., CAMOTIM D., 2013. “On the Direct Strength Method (DSM) design of cold-formed steel columns against distortional failure”, *Thin-walled Structures*, v.67, pp.168-187.

LECCE, M., AND RASMUSSEN, K.J.R., 2005. “Experimental Investigation of the Distortional Buckling of Cold-Formed Stainless Steel Section.” Research Report , Volume 844, Department of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney.

LECCE, M., AND RASMUSSEN, K. J., 2005. “Finite Element Modelling and Design of Cold-Formed Stainless Steel Sections.” Research Report , v.845, Department of Civil Engineering, University of Sydney, Sydney.

NAS, 2004. - *Appendix 1 Design of Cold-Formed Steel Structural Members with the Direct Strength Method*. American Iron and Steel Institute, Washington, D.C.

PAIXÃO, J.F.M., 2018. “Dimensionamento via método da resistência direta de colunas em aço inoxidável de parede fina sob falha distorcional”, Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ – (em fase de preparação).

RASMUSSEN, K. J. R., 2003. Full-range stress–strain curves for stainless steel alloys. *Journal of Constructional Steel Research*, v.59, pp. 47-61.

ROSSI B., RASMUSSEN K. J., 2013. “Carrying capacity of stainless steel columns in the low slenderness range”. *Journal of Structural Engineering*, ASCE 2013, 139(6): 1088-1092.

SCHAFER B.W., PEKÖZ T., 1998. “Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions”. In: LaBoube R, Yu W-W, (Eds.). *Proceedings of 14th international specialty conference on cold-formed steel structures* (St. Louis, 15-16-10); 1998, p. 69-76.

SCHAFER B.W., 2000. “*Distortional Buckling of Cold-formed Steel Columns*”. *The American Iron and Steel Institute (AISI) Final report*. http://www.ce.jhu.edu/bschafer/dist_columns/col-dist-rpt.pdf. Acessado em 30 de março de 2017.

SCHAFER B.W., 2008. “Review: The Direct Strength Method of cold-formed steel member design”, *Journal of Constructional Steel Research*, v.64, pp.766-778.

WALKER A.C., 1975. *Design and Analysis of Cold-Formed Sections*, International Textbook Company Ltd., London.

DSM DESIGN OF DISTORTIONAL BUCKLING FAILURE OF THIN-WALLED COLD-FORMED STAINLESS STEEL COLUMNS

Abstract

This work reports the results of a numerical-computational study of the structural buckling and post-buckling (elastic and elastic-plastic) behavior of *Cold Formed Steel* (CFS) lipped-channel columns with austenitic (304) and ferritic (430) steels buckling and failing in distortional mode. This analysis aims to evaluate the current specifications for the design of these elements using Direct Strength Method (DSM). Initially, it describes the criteria's adopted for the selection of the columns via GBT (Generalized Beam Theory), in which different types of support conditions (pinned-pinned and prevented-prevented) even as different geometric dimensions were considered. After this phase, the modeling of the columns with shell elements in the *ANSYS* is performed, applying the initial imperfections to perform the non-linear analyzes of elastic-elastic and elastic-plastic buckling, obtaining the ultimate load. Finally, the numerical results obtained in this work are reported, discussed and compared with the predictions obtained through the Direct Resistance Method (DSM).

Keywords: Distortional Buckling. Cold-Formed Stainless Steel Columns. Direct Strength Method. Numerical Analysis *ANSYS*